床反力計測に基づく力学同定を用いた 柔軟アームを有する産業用ロボットのIDCS制御

青 木 健 悟* ベンチャー ジェンチャン* 田 川 泰 敬*

Control of an Industrial Robot with Flexible Arm using Dynamics Identification based on Contact Force Sensor and IDCS

Kengo Aoki*, Gentiane Venture* and Yasutaka Tagawa*

In this paper, a fast and stable motion controller for a robot with a flexible arm using IDCS control scheme is proposed. The IDCS controller scheme, corresponds to a numerical computation of the inverse dynamics of the systems, allows stable high performance control even when the system model is inaccuracy. We can get good simulation model of the robot for the IDCS by estimating inertial parameters using generalized coordinates of the baselink, the joint angles and the external forces information. We applied IDCS with the controller adequate for suppressing vibration: Dual Model Matching (DMM) to the lift table and consider the reference tracking of IDCS with reduction of the vibration of the flexible arm.

Key Words: Dynamics, High Performance Controller, Flexible Manipulator

1. は じ め に

ロボットシステムは産業や医療などの様々な場面に広く普及し、工場の生産性、医療現場の安全性を向上させるためにさらなる自立化、高速化、動きの複雑化が求められている。一般にこれらのロボットシステムは複雑な機構を有しているが、PID制御器などの簡単な制御器が適用されている場合が多くある。しかし、これらの制御器を搭載したロボットシステムでは応答性を向上させるために制御ゲインを大きくすると、システムが不安定になりやすいという問題がある。そこで、ロボットシステムを安定かつ高速に制御できる制御手法が求められている[1]。

本稿では Inverse Dynamics Compensation via ‘Simulation of feedback control systems’ (IDCS) 制御手法[2]~[4]を実在する産業用ロボットの制御に適用し、安定かつ高速に制御することで、IDCS 制御手法の有効性を検討することを目的とする。IDCS 制御手法はモデルベース制御手法であるため実際の制御対象に対して精度の高い制御対象モデルを必要とする。一般的な力学パラメータの同定手法には各関節のトルクの計測が必要となるが、現在普及している多くのロボットシステムには各関節にトルクセンサが搭載されておらず、また逆動力学などを用いて算出するには誤差が生じやすく、正確なトルクの計測が難

しい。そこで、床反力計測によるロボットシステムのベースリンクの運動方程式のみを用いた力学パラメータの同定手法を適用することで順動力学モデルを作成し[5][6]、IDCS 制御手法を用いることで IDCS 制御手法の有効性を検討する。また、IDCS 内の制御器を PID 制御器から振動抑制に適した Dual Model Matching (DMM) [7][8] 制御器を用いて、柔軟アームの振動を抑制しながら高速かつ安定に制御することで、IDCS 制御手法の振動抑制に対する有効性を検討する。

以下、2 章では IDCS 制御手法の基本概念を述べ、3 章では制御対象の構成およびモデル化について述べる。4 章、5 章では上述した力学パラメータの同定手法と実験、結果を示し、6 章では PID 制御と PID 制御器を用いた IDCS 制御手法の比較を行い、その有効性検討する。7 章、8 章、10 章では柔軟アームの振動抑制に対する IDCS 制御手法の有効性を検討するために、DMM 制御器を設計し、シミュレーションおよび実験を行っている。最後に 11 章では結論と今後の展望について述べる。

2. IDCS 制御手法

Inverse Dynamics Compensation via ‘Simulation of feedback control systems’ (IDCS) 制御手法はシステムの順動力学モデルのみを用いたフィードバック制御シミュレーションにより近似的な逆動力学の計算を行う手法である[3][4]。シミュレーションによる環境は観測ノイズや予期せぬ外乱などのフィードバック制御にとって望ましくない要素が存在せず、フィードバック制御にとって理想的な環境であり、常に理想的な操作量を制御対象に加えることができる。Fig. 1 は IDCS 制御手法の基本

原稿受付 2012 年 9 月 19 日

*東京農工大学工学府機械システム工学専攻

*Department of Mechanical Systems Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology

■ 本論文は有用性で評価されました。

■ J-STAGE では本論文の電子付録として動画が閲覧できます。

Fig. 1 Block diagram of the IDCS control system

Fig. 2 Block diagram of the IDCS control system with physical closed loop

的な構成図であり、理想的な制御シミュレーション性能を現実世界において利用しようとするものである。Fig.1において、点線で囲まれた部分は数値シミュレーション環境であり、 P_M は制御対象 P と同じ動特性を有したシミュレーションモデルである。シミュレーション上でなら上記の理由によりハイパフォーマンスな制御器 K_H が使用できるため、 P_M の出力 y_s は目標値 r に近づく。ここで P_M が P と同一であると考え、 P の出力 y は目標値 r に従う。これは点線で囲まれた部分がシステムの逆動力学 P^{-1} に対応することを意味している。また、IDCS制御手法を用いる際、システムからの物理フィードバックを必要としないためにセンサレスで理想的な制御を実現することができる。これがIDCS制御手法の基本概念である。

一方で、IDCS制御手法をFig.1のような構成で制御則に使用するにはIDCS制御手法のモデル P_M とシステム P が同一である必要があるが、現実にはシステム P とシミュレーションモデル P_M の間には誤差が存在しており、制御性能の劣化を招く。この問題に対しては、実時間物理フィードバック制御を併用することで制御性能を向上させることができる。Fig.2は物理フィードバックを伴うIDCS制御手法の構成図であり、閉ループIDCSと呼称する。 z は観測量とする。閉ループIDCSでは、IDCS制御手法はフィードフォワード制御器として機能し、フィードバック制御器 K_L は P_M と P の間のモデル誤差に起因する誤差を減少させる。閉ループIDCSにおいてはセンサレスな制御を実現することはできないが、ハイパフォーマンスな制御器を利用することができるため、IDCS制御手法非適用時よりも高性能な制御を実現することができる。

3. 制 御 対 象

3.1 制御対象

制御対象はFig.3に示す振動抑制実験ロボットである。振動抑制実験ロボットは(株)日立プラントテクノロジーにてウェハの搬送用に用いられていたロボットで、昇降テーブルをFig.3の矢印(R_1)のように上下させ、またロボットアームを回転(θ_2 ,

Fig. 3 The robot arm

Fig. 4 The schematic view of the robot arm

θ_3 , θ_4) させることでウェハを搬送する。そのため、ロボットアームを振動させることなく安定かつ高速に搬送することが求められる。今回はIDCS制御手法の振動抑制に対する有効性を検討するために、ロボットアームの先端に重りのついた板ばねを取り付けることで振動しやすくした。制御対象は以下の四つの関節から構成される。

- 一つの能動的な直動関節 R_1
- 一つの能動的な回転関節 θ_2
- 二つの受動的な回転関節 θ_3 , θ_4

θ_3 , θ_4 はギア拘束の関係にあり、式(1)のように回転するため、先端は直線的に動作する。

$$\theta_2 = -\frac{1}{2}\theta_3 = \theta_4 \quad (1)$$

また、ロボットアームの先端に取り付けられた板ばねの粘弾性を考慮して板ばねの先端に直動関節があるものとして考える。制御対象の概略図をFig.4に示す。Fig.4において灰色の関節は受動関節であり、他の関節は能動関節、また円筒を回転関節、直方体を直動関節として表した。また、昇降テーブル、ロボッ

トアームにはエンコーダが搭載されており、関節変位、角度を計測できる。

3.2 制御対象のモデル化

Fig. 4 から板ばねの先端に直動関節があるものとしたときの制御対象の Denavit-Hartenberg (MDH) パラメータは **Table 1** のように表せる [9]。制御対象の動力学モデルは複雑な数式となるので、Table 1 の DH パラメータをもとにマルチボディダイナミクス解析ソフト SYMORO+ を利用して順動力学モデルを得た [10]。

ここで、

- j : 座標系番号 (a は $j-1$ の座標系番号)
- μ_j : 0 ならば受動関節, 1 ならば能動関節
- σ_j : 0 ならば回転関節, 1 ならば直動関節
- α_j : x_j 軸に関する z_{j-1} と z_j の角度
- d_j : x_j 軸に関する z_{j-1} と z_j の距離
- θ_j : z_j 軸に関する x_{j-1} と x_j の角度
- r_j : z_j 軸に関する x_{j-1} と x_j の距離

4. 力学パラメータの同定手法

IDCS 制御手法を利用する上で、正確にシステムの動特性を再現したシミュレーションモデルを構成することが重要となる。そのためには、各関節の質量パラメータなどの力学パラメータの同定が必要となる。産業用ロボットのモデル化を行う際には、設計時の CAD データから算出された力学パラメータを用いることが多い。しかし、配線などの電装系も含めた力学パラメータは CAD データから算出することは困難であるため、実システムとの間に誤差が生じることが考えられる。また、産業用ロボットやヒューマノイド・ロボットは運搬などを行うことで、利用環境において力学パラメータが変化することが考えられる。IDCS 制御手法では同定精度が高いほど良好な制御性能が得られるため、利用環境における力学パラメータを精度良く同定することが重要となる。

ここで、従来の力学パラメータの同定手法について検討する [11] [12]。一般的にロボットシステムの運動方程式は式 (2) で表せる。

$$\begin{bmatrix} H_{11} & H_{12} \\ H_{21} & H_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}_0 \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} + \sum_{k=1}^{N_c} \begin{bmatrix} K_{k1} \\ K_{k2} \end{bmatrix} F_k \quad (2)$$

ここで、

- H_{ij} は慣性行列
- q_0 はベースリンクの一般化座標 (6 自由度)
- θ は関節角度ベクトル
- b_i はコリオリ力・遠心力・重力項

Table 1 DH parameters of the robot arm

j	a_j	μ_j	σ_j	α_j	d_j	θ_j	r_j
1	0	1	1	0	0	0	R_1
2	1	1	0	0	0	θ_2	0
3	2	0	0	0	L_3	θ_3	0
4	3	0	0	0	L_4	θ_4	0
5	4	0	1	0	L_5	0	R_5

- τ は関節トルク
- N_c はロボットと環境との接触点の総数
- F_k は接触点 k に働く外力 (6 軸力)
- K_{ki} は接触点 k での外力を一般化力へ変換する行列で、点 k へのヤコビ行列の転置行列

式 (2) の左辺を動力学モデルの計算に必要な最小限なパラメータである最小力学パラメータでまとめて変形すると式 (3) のようになる。

$$\begin{bmatrix} Y_{B1} \\ Y_{B2} \end{bmatrix} \phi_B = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} + \sum_{k=1}^{N_c} \begin{bmatrix} K_{k1} \\ K_{k2} \end{bmatrix} F_k \quad (3)$$

ここで、

- ϕ_B は同定したい全リンクの最小力学パラメータを並べたベクトル
- Y_{B1}, Y_{B2} は ϕ_B にかかる係数行列であり、 $q_0, \dot{q}_0, \ddot{q}_0, \theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$ の関数行列

式 (3) から、最小力学パラメータを得るには、関節トルクの計測が必要となる。しかし、一般に普及しているロボットシステムの多くはトルクセンサを各関節に搭載していない。一方、フォースプレート等を利用して外力 F_k を計測することは比較的容易である。そこで、関節トルクを計測できないロボットシステムの最小力学パラメータの同定手法として、ベースリンクの運動方程式を利用し、各関節の変位、速度、加速度、床反力を計測することで、力学パラメータを同定する手法を適用する。式 (3) より、ベースリンクの運動方程式を式 (4) に示す。

$$Y_{B1} \phi_B = \sum_{k=1}^{N_c} K_{k1} F_k \quad (4)$$

式 (4) には、関節トルク τ は含まれず、また一般化力は力学的拘束条件から常にゼロである。よって式 (4) を利用した同定手法に必要なデータは、各接触点 k とそこに働く外力 F_k 、および関節角度 θ とベースリンクの一般化座標 q_0 (今回の制御対象では q_0 は定数) となる。これらのデータは一般的にエンコーダや床反力計等を用いることで計測できる。よって、多くの産業用ロボットシステムに対してこの同定手法が適用できる。

5. 同定実験

式 (4) を用いて、フォースプレート上に制御対象を乗せて、各関節を動かし、式 (4) から擬似逆行列を用いて同定を行った。このときの同定結果、標準偏差 S を **Table 2** に示す。

ここで、

- $M_1 R$ [kg] は昇降テーブルの関節より上の全リンクの総質量

Table 2 The result of identification

Parameter	Result	S[%]	Parameter	Result	S[%]
MX_1 [kg·m]	-1.7	11	$MY_4 R$ [kg·m]	-2.1	6.3
MY_1 [kg·m]	-6.4	2.1	ZZ_5 [kg·m ²]	0.10	5.2
$M_1 R$ [kg]	42	0.41	XZ_5 [kg·m ²]	-0.05	34
$ZZ_2 R$ [kg·m ²]	-0.14	58	YZ_5 [kg·m ²]	0.06	23
$MX_3 R$ [kg·m]	6.8	0.08	MX_5 [kg·m]	0.25	6.5
MY_3 [kg·m]	0.06	9.6	MY_5 [kg·m]	0.98	1.3
MX_4 [kg·m]	3.4	5.5	OFF [kg]	47	0.37

- MX_iR , MY_iR , MX_i , MY_i [kg·m] は各軸のリンク i 座標原点からの重心位置と質量の乗算
- XZ_i , YZ_i , ZZ_i , ZZ_iR [kg·m²] はリンク i の各軸まわりの慣性テンソル
- OFF [kg] は昇降テーブルの関節より下の質量

なお, R がついた変数は, ついていない変数と同じ単位をもち, リグルーピングされた力学パラメータを示す. Table 2 より, 標準偏差が全体的に小さいため, 同定結果にばらつきがなく, 精度が良いことが分かる. また, ZZ_2R [kg·m²], XZ_5 [kg·m²], YZ_5 [kg·m²] は標準偏差が比較的大きいが, 同定結果の値が小さいため相対標準偏差が大きくなっていると考えられ, 同定結果としては良好であるといえる. さらに, 同定結果の有効性を検

Fig. 5 Validation figures of the identification results from top to bottom: F_x , F_y , F_z , M_x , M_y , M_z

討するためにフォースプレートから計測された外力を実線, 式 (4) の左辺より係数行列と同定結果から計算される外力を薄い破線として比較した結果を **Fig. 5** に示す. フォースプレートの軸と各関節の軸のずれによるオフセットおよび高周波が見られるが, おおむね一致していることから, 同定結果の有効性を確認できた.

6. シミュレーション

本章ではハイゲイン制御器を用いて IDCS 制御手法による高速でオーバーシュートの小さい応答の実現を目指す. 得られた順動力学モデル, 同定結果を用いて, 各関節を目標位置, 角度まで動かすシミュレーションを行い, IDCS 制御手法と PID 制御を比較する. 数値積分の計算法には四次ルンゲ=クッタ法を用い, 制御系のサンプル周期は 1 [kHz] とする.

実際のロボットとモデルとの間には多くの場合誤差が存在するため, 制御対象のモデル P (Fig. 1 参照) のみに高次振動モードを模擬した振動系を追加し, 実システムモデルを $G_h \cdot P$ とした. 伝達関数 G_h を式 (5) に示す.

$$G_h = \frac{\omega_h^2}{s^2 + 2\zeta\omega_h s + \omega_h^2} \quad (5)$$

なお, $\omega_h=150$ [rad/s], $\zeta = 0.025$ とする. さらに高次振動モードを模擬した振動系以外にも誤差はあると考えられるため, P と順動力学モデル P_M におけるモデルパラメータの誤差として, P の各リンクの質量を 5% 増加させている. また, これらの誤差の影響を考慮して今回は Fig. 2 の構成で IDCS を用いている.

シミュレーションでは, 能動関節である直動関節 1, 回転関節 2 に対してそれぞれ目標位置 R_1 , 目標角度 θ_2 を入力するものとする. シミュレーション開始 1 秒後に R_1 , θ_2 にそれぞれ 1 秒間かけて 20 [mm], 0.5 [rad] に到達させる入力 (ランプ入力) を行ったとき, 高い制御ゲインを用いた PID 制御の結果を **Fig. 6** に示す. なお, グラフを見やすくするために θ_3 を正の値で表している. また, このときの制御ゲインを **Table 3** に示す. Fig. 6 を見ると, 振動系 G_h の影響で制御系が不安定化していることが分かる. よって, 安定に制御するためには, PID 制御器に用いる制御ゲインは大きくすることができないことが分かる. 次に, 安定に制御するために制御ゲインを下げた PID

Fig. 6 PID controller leading to instability high gain

Table 3 Control parameters of PID control of high gain

	R_1	θ_2
P gain	6,000	250
I gain	2,500	22
D gain	1,350	9.5

Table 4 Control parameters of PID control and IDCS

	C		K_H	
	R_1	θ_2	R_1	θ_2
P gain	6,000	240	20,000	2,500
I gain	1,200	20	9,000	1,600
D gain	700	8	3,000	700

Fig. 7 Comparison of PID controller and IDCS with PID controller **Fig. 8** The displacement of the end of flexible board by PID controller and the IDCS with PID controller

制御と、それに IDCS 制御手法を付加したものを比較した結果を **Fig. 7** に示す。また、板ばねの先端の振動を **Fig. 8** に示す。なお、応答性を評価するために θ_2 の立ち上がりを拡大した図を挿入した。これより θ_2 の立ち上がりが改善されていることが分かる。またこのとき、実際の PID 制御器 C (**Fig. 2** の K_L に相当)、およびシミュレーション環境 (IDCS) 内の PID 制御器 K_H の制御ゲインを **Table 4** に示す。Fig. 7 から、PID 制御と比較して IDCS 制御手法はオーバーシュートが小さく高速に目標に追従していることが分かる。また、 K_H として **Fig. 6** で不安定化した PID 制御器より格段に大きなゲインを用いているにもかかわらず、制御系は安定を保っている。この結果より、実在するロボットシステムに対するシミュレーション上での IDCS 制御手法の有効性が確認できた。

しかし **Fig. 8** から、IDCS 制御時の板バネの先端の振動は PID 制御の振動よりも大きいことが分かる。これは、PID 制御器が目標値追従には適しているが、振動抑制には適していな

Fig. 9 Geometric structure of the controlled object

いためと考えられる。そこで、振動抑制に適した Dual Model Matching (DMM) [7] [8] 制御器を用いて、振動を抑制しながら高速かつ安定に制御することを目指す。

7. DMM のための伝達関数推定

振動抑制に適した DMM 制御器を設計する上で伝達関数が必要となるため、得られた順動力学モデル P_M を用いて伝達関数の推定を行った。今回は板ばねの振動抑制を目的とするため、昇降テーブルと板ばねのみを考えると、制御対象は **Fig. 9** のように表せる。このとき M_1 は昇降テーブルが支持する質量、 M_2 は板ばね先端が支持する質量、 V 、 K は板ばねの粘性減衰係数、たわみ剛性である。これらのパラメータは力学同定によって得られた値を用いる [5]。Fig. 9 より、昇降テーブルが発生する力 F から昇降テーブルの変位 $y(=R_1)$ 、板ばねの先端加速度 $\ddot{y}(=\ddot{R}_5)$ の伝達関数 P_{Fy} 、 $P_{F\ddot{y}}$ を式 (6)、式 (7) に示す。また、入力電圧 u から昇降テーブルが発生する力 F までの伝達関数 P_{uF} を実験的に求める。入力電圧 u から昇降テーブルの加速度までの伝達関数は、モータドライバの特性に依存するため、昇降テーブルに加速度センサを取り付け、入力電圧 u に 0.1 [Hz] から 50 [Hz] のスイープ波を入力することで求めた。この伝達関数に昇降テーブルに加わる質量を乗算することで得られた入力電圧 u から昇降テーブルが発生する力 F までの伝達関数 P_{uF} を式 (8) に示す。式 (6)、式 (7)、式 (8) より、入力電圧 u から各出力までの伝達関数は式 (9)、式 (10) のように表せる。これらの伝達関数をもとに DMM を設計する。

$$P_{Fy} = \frac{M_2 s^2 + Vs + K}{M_1 M_2 s^4 + (M_1 + M_2) Vs^3 + (M_1 + M_2) K s^2} \quad (6)$$

$$P_{F\ddot{y}} = \frac{Vs + K}{M_1 M_2 s^2 + (M_1 + M_2) Vs + (M_1 + M_2) K} \quad (7)$$

$$P_{uF} = \frac{M_1 b_1 s^2}{s^2 + a_1 s + a_2} \quad (8)$$

$$P_{uy} = \frac{d_2 s^2 + d_1 s + d_0}{s^4 + c_3 s^3 + c_2 s^2 + c_1 s + c_0} \quad (9)$$

$$P_{u\ddot{y}} = \frac{e_3 s^3 + e_2 s^2}{s^4 + c_3 s^3 + c_2 s^2 + c_1 s + c_0} \quad (10)$$

Fig. 10 Control system synthesis by DMM

Fig. 11 Controller design of DMM

8. DMM の設計

ここで CTFM を応用した DMM 制御器の設計について述べる. DMM は望まれる特性を持つ閉ループ特性伝達関数行列 (CTFM) をあらかじめ設定し, 制御系が設定した特性に一致するような制御器を設計する 2 自由度制御系設計法である [7] [8]. DMM の基本的な構成図を Fig. 10 に示す. Fig. 10 から, フィードフォワード制御器 C_{rw} , フィードバック制御器 C_{yw} は式 (11) のように表せる. ここで, W_{ij} は i から j の閉ループ伝達関数を表す. また, 式 (11) 中の W_{qu} は式 (12) で与えられる.

$$\begin{bmatrix} C_{rw} & C_{yw} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_{qu}^{-1} W_{ru} & W_{qu}^{-1} W_{vu} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$W_{qu} = 1 + W_{vu} P_{uy} \quad (12)$$

式 (11) 中の W_{vu} , W_{ru} , W_{qu} はそれぞれノイズ耐性, サーボ特性, 対外乱特性と密接な関係があり, これらを任意に設定することで制御器を決定することができる.

制御対象に DMM を適用すると Fig. 11 のように表せる. Fig. 11 から, それぞれの制御器は式 (13) で表せる.

$$\begin{aligned} C_{rw} &= W_{ru}(1 + W_{vu} P_{uy} + W_{\bar{v}u} P_{u\bar{y}})^{-1} \\ C_{yw} &= W_{vu}(1 + W_{vu} P_{uy} + W_{\bar{v}u} P_{u\bar{y}})^{-1} \\ C_{\bar{y}w} &= W_{\bar{v}u}(1 + W_{vu} P_{uy} + W_{\bar{v}u} P_{u\bar{y}})^{-1} \end{aligned} \quad (13)$$

式 (13) から, 以下の特性を持つように DMM を設計した.

- 板ばねの一次モードの減衰特性
- ノイズ低減特性

このように設計した DMM を用いたときの昇降テーブルの目標変位 r から昇降テーブルの出力変位 y , 板ばねの先端加速度 $\bar{y}$ までの周波数応答を Fig. 12, Fig. 13 に示す. Fig. 12, Fig. 13

Fig. 12 Frequency response of W_{ry} Fig. 13 Frequency response of $W_{r\bar{y}}$

から, 板ばねの一次モードである 6.7 [Hz] において減衰が付加されていることが分かる.

9. シミュレーション

本章では DMM 制御器を用いて IDCS 制御手法のセンサレスかつ良好な振動抑制の実現を目指す. 得られたモデル, DMM を用いて, 昇降テーブルを目標位置まで動かすシミュレーションを, DMM と非制御時と比較して行った. シミュレーション開始 1 秒後に昇降テーブルが 6 [mm] に到達するようなステップ入力を加えたときのシミュレーション結果を Fig. 14, Fig. 15 に示す. Fig. 14, Fig. 15 から, シミュレーション上で DMM は板ばねを振動させることなく, 良好な制御を実現できたことが分かる. なお, シミュレーション上では IDCS 制御手法と DMM 制御の制御性能は等しい.

10. 実験

板ばね先端に加速度センサを取り付けて実験を行う. Fig. 1 の構成で K_H に DMM 制御器を適用した IDCS 制御手法を用い, 昇降テーブルを目標位置まで動かす実験を行い, 非制御時 (ドライバ内の昇降テーブルの変位フィードバック制御) および板ばね先端の加速度を物理フィードバックする DMM 制御器と比較した. 今回は IDCS のセンサレスな制御の有効性を検討するために IDCS 内の DMM 制御器と物理フィードバックする DMM 制御器には同じ制御器を用いる. 実験開始 1 秒後に昇降テーブルに 6 [mm] に到達するようなステップ入力を加え

Fig. 14 Comparison of the control performance with no control and IDCS with DMM

Fig. 17 Displacement of the tip of flexible board by: No control, DMM controller and IDCS with DMM

Fig. 15 Displacement of the tip of the flexible board with IDCS with DMM and without control

Fig. 18 Comparison of IDCS and IDCS with model error

Fig. 16 Comparison of controller performances: No control, DMM only, IDCS with DMM

Fig. 19 Displacement of the tip of flexible board by IDCS and IDCS with model error

たときの結果を **Fig. 16**, **Fig. 17** に示す。Fig. 16, Fig. 17 から、非制御時と比較して DMM, IDCS 制御手法では板ばねを振動させることのない制御を実現できた。また、IDCS 制御手法はセンサによるフィードバックがないにもかかわらず、DMM と比較してほぼ同等な性能であることが分かる。このことから、IDCS 制御手法のセンサレスな振動抑制に対する実験での有効性を確認することができた。また、IDCS 制御手法のシミュレーションモデルが良好であることが分かる。次に、IDCS 制御手法のモデル誤差に対するロバスト安定性を、各リンクの質量を

30% 増加させることで評価する。DMM の設計時に各リンクの質量を実際の制御対象と比較して 30% 増加させると物理フィードバックによる DMM は不安定になった。一方、モデル誤差をシミュレーションモデルに付加した IDCS 制御手法と付加しなかった IDCS 制御手法を比較した結果を **Fig. 18**, **Fig. 19** に示す。Fig. 18, Fig. 19 から、誤差を付加された IDCS 制御手法は付加される前の IDCS 制御手法と比較して 1 秒付近で振動が大きくなっているものの、誤差のない場合と比較しても十分な振動抑制が行えていることが分かる。よって、IDCS 制御手法のモデル誤差に対するロバスト性を確認することができた。

11. 結 論

本論文では床反力計測に基づく力学同定を用いた産業用ロボットの IDCS 制御の有効性について検討し、以下の結論を得た。

- (1) 関節トルクの計測が困難な産業用ロボットに対して床反力計測に基づく力学同定を用いることで、利用環境における力学パラメータを精度良く同定することができた。
- (2) PID 制御に基づく IDCS 制御により、高次振動モードに対してはロバスト安定性を保ちつつ、オーバーシュートの小さい高速な応答が実現できることを数値シミュレーションにより確認した。しかし、PID 制御器は振動抑制には適していないために柔軟アームの振動が大きくなってしまった。
- (3) 振動抑制に適した DMM 制御器に基づく IDCS 制御により、柔軟アームの振動を抑制しつつ、良好な制御が実現できることを、実験および数値シミュレーションにより確認した。
- (4) 制御対象に 30% の質量誤差を与えた場合、センサ値をフィードバックする制御系では不安定となったが、IDCS 制御ではサーボ特性および振動抑制特性に大きな変化がないことを実験により確認した。これにより、IDCS のロバスト性が検証できた。

実際に工場や医療現場でロボットが運用される場合、運搬などの目的によって質量などの力学パラメータが大きく変化すると考えられる。よって今後は、モデル、制御器をパラメータの変化に対応させるために実時間同定を行い、随時環境にあった最適な制御システムを構築することが今後の課題となる。

謝 辞 (株)日立プラントテクノロジー(現、(株)日立製作所 インフラシステム社)より、振動抑制実験ロボットを提供いただいた。ここに謝意を表します。

参 考 文 献

- [1] 齋藤剛: “産業機械の安全制御技術の動向と次世代ロボットへの適用”,

日本ロボット学会誌, vol.25, no.8, pp.1155–1158, 2007.

- [2] X. Ji, K. Kajiwara, T. Nagae, R. Enokida and M. Nakashima: “A substructure shaking table test for reproduction of earthquake responses of high-rise buildings,” *Earthquake Eng. Struct. Dyn.*, vol.38, pp.1381–1399, 2009.
- [3] Y. Tagawa, J.-Y. Tu and D. Stoten: “Inverse dynamics compensation via ‘simulation of feedback control systems’ (IDCS),” *Proceedings of the IMechE, Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, vol.225, no.1, pp.137–153, 2011.
- [4] 田川泰敬, 福井和良: “低感度補償器を用いた非線形モデルの逆ダイナミクスの計算”, 日本機械学会機械力学・計測制御部門講演会論文集, pp.185–188, 1994.
- [5] K. Aoki, G. Venture and Y. Tagawa: “IDCS control of industrial robots using inertial identification based on contact force sensor,” *Int. Conf. Intelligent Robots and Systems*, pp.4710–4715, 2011.
- [6] 鮎澤光, ベンチャー・ジェンチャン, 中村仁彦: “ベースリンクの運動方程式を利用した脚型ロボットの最小力学パラメータの同定”, 日本ロボット学会誌, vol.27, no.9, pp.1066–1077, 2009.
- [7] Y. Tagawa, R. Tagawa and D.P. Stoten: “Characteristic Transfer function matrix-based linear feedback control system analysis and synthesis,” *Int. Journal of Control*, vol.82, no.4, pp.585–602, 2009.
- [8] M. Tagami, T. Yamashita, Y. Tagawa, M. Yasuda, H. Hora, K. Endo and Y. Noguchi: “Development of an Active Vibration-Canceling System Using Inertial Force Generators,” *The 8th international conference on Motion and Vibration Control*, no.1154, pp.2948–2954, 2008.
- [9] W. Khalil and E. Dombre: *Modelling Identification and Control of Robots*. Kogan Page Science, 2004.
- [10] W. Khalil and D. Creusot: “Symoro+: a system for the symbolic modelling of robots,” *Robotica*, vol.15, pp.153–161, 1997.
- [11] C.G. Atkeson, C.H. An and J.M. Hollerbach: “Estimation of Inertial Parameters of Manipulator Loads and Links,” *Int. J. of Robotic Research*, vol.5, no.3, pp.101–119, 1986.
- [12] J. Benesty, M.M. Sondhi, Y. Huang (ed): *Springer Handbook of Speech Processing*. Springer, p.321, 2007.
- [13] W. Khalil, M. Gautier and P. Lemoine: “Identification of the payload inertial parameters of industrial manipulators,” *Proc. of the IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pp.4943–4948, 2007.

青木健悟 (Kengo Aoki)

2011 年東京農工大学工学部機械システム工学科卒業。同年同大学大学院機械システム工学専攻博士前期課程所属。現在に至る。産業用ロボットの高速運動制御に従事。(日本ロボット学会学生会員)

田川泰敬 (Yasutaka Tagawa)

1989 年 3 月北海道大学大学院機械工学専攻博士課程修了。1989 年 4 月より東京大学生産技術研究所において助手および講師。1992 年 4 月より東京農工大学工学部機械システム工学科において講師および助教授。2004 年 4 月より同教授。現在に至る。その間、1993 年 4 月～1994 年 7 月カリフォルニア大学パークレイ校機械工学科客員研究員。2004 年 9 月～現在英国ブリストル大学機械工学科 Visiting Fellow。主に機械システムのモデリングと運動制御、伝達関数に基づく先進制御手法の開発とその応用に従事。シミュレーションに基づく新たな制御の枠組作りに興味がある。日本機械学会、計測自動制御学会会員。

ベンチャー・ジェンチャン (Gentiane Venture)

フランスエコール・セントラル・ド・ナントにおいて 2000 年修士。2003 年ナント大学・エコール・セントラル・ド・ナント・ロボティクスチーム博士課程を修了。2004 年フランス原子力研究所研究員。2004 年 12 月より 2006 年 11 月まで、東京大学情報理工学系研究科知能機械情報学専攻において日本学術振興会外国人特別研究員。2006 年 11 月より 2009 年 2 月まで東京大学 IRT 研究機構特任助教。2009 年 3 月より東京農工大学工学部機械システム工学専攻・学科准教授として勤務。主な研究領域は、ロボットの力学同定理論、HRI、人間の筋肉・腱特性の推定、自動車ダイナミクスのモデル化と同定、ロボットコントロール、マイクロテレオペレーションなど。IEEE、日本 IFToMM 会議の正会員。(日本ロボット学会正会員)